

핵 융합로 제1벽의 냉각성능에 관한 수치해석적 연구

Numerical analysis of the cooling effects for the first wall of fusion reactor

정 인 수*, 황 영 규**
I. S. Jeong, Y. K. Hwang

Key words : Fusion reactor(핵융합로), Primary first wall(핵융합로 제1벽), Heat removal capacity (열 제거능력), Plasma surface(플라즈마와 접하는 벽체표면)

Abstract

A heat transfer analysis for the two-dimensional (2-D) steady state using finite difference method (FDM) is performed to predict the thermal behavior of the primary first-wall (FW) system of fusion reactor under various geometric and thermo-hydraulic conditions, such as the beryllium (Be) armor thickness, pitch of cooling tube, and coolant velocity.

The FW consists of authentic steel (type 316 stainless steel solution annealed) for cooling tubes, Cu for cooling tubes embedding material, and Be for a protective armor, based on the International Thermonuclear Experiment Reactor (ITER) report. The present 2-D analysis, the control volume discretized with hybrid grid (rectangular grid and polar grid) and Gauss-Seidel iteration method are adapted to solve the governing equations.

In the present study, geometric and thermo-hydraulic parameters are optimized with consideration of several limitations. Consequently, it is suggested that the adequate pitch of cooling tube is 22-32mm, the beryllium armor thickness is 10-12mm, and that the coolant velocity is 4.5m/s-6m/s for 100°C of inlet coolant temperature. The cooling tube should locate near beryllium armor. But, it would be better for locating the center of Cu wall, considering problems of material and manufacturing. Also, 2-D analysis neglecting the axial temperature distribution of cooling tube is appropriate, regarding the discretization error in axial direction.

기 호 설 명

A_w, A_N, A_M, A_P : 유한차분식계수(식(5) 참조)

a_m, a_n, a_w : 제한체적의 경계면 면적
 B_P, C_P : 유한차분식계수(식(6) 참조)
 C_P : 정압비열
 d_H : 냉각관 수력직경
 E : 분할 오차비
 f : 페닝 마찰계수

* 성균관대학교 대학원 기계설계학과

** 정희원, 성균관대학교 기계공학부

h	: 대류 열전달계수
k	: 열전도율
k_{loss}	: 손실계수
L	: 냉각관 길이
M, N, P, W	: 절점 위치(Fig.6 참조)
N_u	: 누셀트 수($=hd_H/k$)
Pr	: 프란틀 수($=C_p \mu/k$)
P	: 반피치
ΔP	: 압력 강하값
q''	: 표면열유속
q'''	: 열발생율
Re	: 레이놀드 수($=\rho V_c d_H/\mu$)
S	: Be보호재로부터 냉각관까지의 거리
T	: 온도
$T_{c,in}$: 냉각수 입구 온도
$T_{c,out}$: 냉각수 출구 온도
$T_{cu,min}$: 구리 벽체 최저 온도
T_∞	: 냉각수 혼합 온도
$T_{ss,max}$: 316SS 냉각관 최고온도
T_w	: 냉각관벽 온도
$T_{w,o}$: $\Delta z=2.7m$ 인 경우에 해당되는 T_w
$T_{w,m}$: $\Delta z=0.1m$ 인 경우에 해당되는 T_w
V_c	: 냉각수 유속
z	: 냉각관 축방향
Δz	: 제한체적의 축방향 분할 길이

그리스문자

δ_r	: 냉각관 표면조도
$\delta_{XPW}, \delta_{YPN}, \delta_{TPM}$: grid간의 거리
μ	: 작동유체 점도, $kg/(m \cdot s)$
ρ	: 작동유체 밀도, kg/m^3

하첨자

w	: 냉각관벽 온도에서 계산된 물성치
∞	: 냉각수 혼합온도에서 계산된 물성치
new	: 새로운 연산 과정에서 계산된 물성치

1. 서 론

수소 및 그 동위원소의 핵융합 반응에 의한 핵에너지가 인류의 에너지 문제를 근본적으로 해결할 수 있다는 기대로서, 핵융합 발전 기술에 대한 연구 개발이 활발히 진행되고 있다.

플라즈마와 접하고 있는 핵융합로 벽체는 부위에 따라 제1벽(first wall), 전환벽(divertor), 그리고 제한벽(limiter) 등으로 구성되어 있다. 이들 벽체 요소들은 플라즈마 조사에 의한 매우 큰 표면 열유속 및 내부 열발생률이 존재하는 혹독한 조건하에 놓여 있다. 따라서, 핵융합로 벽체 요소들은 이러한 고 열부하조건들에 견딜 수 있는 구조나 충분한 열제거능력을 가진 냉각시스템을 갖추어야만 한다.

ITER ENGINEERING DDD WBS⁽¹⁾에 따르면, 제1벽은 냉각관 재료로서 Authentic Steel(type



Fig.1 The ITER Tokamak

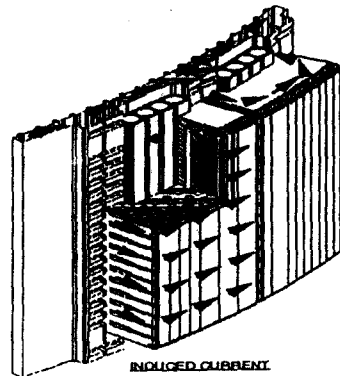


Fig.2 Coolant system module of the First Wall

316 solution annealed), 냉각관을 감싸고 있는 재료로서는 Cu, 그리고 벽체 보호재(protective armor)로서는 Be(beryllium)을 사용하고 있다.

Fig.1은 핵융합로의 벽체 시스템에 대한 개략도를, Fig.2는 핵융합로 제1벽에 부착되어 있는 냉각시스템 모듈에 대한 단면도를 나타내고 있다.

제1벽의 Cu벽 내부에 316SS 내경 10mm 냉각관들이 설치되어 있는데, 중성자침투에 의한 재료의 열화 및 취약성을 고려하여 316SS 냉각관 주위 온도는 200°C 이하로, Cu의 온도는 150°C 이상으로 유지하여야 한다. 여기서, 기본 냉각 액체로는 3.0MPa 정도의 고압수를 사용하며, 유속은 10m/s 이하이다. 시스템 내에서 과냉된 냉각수의 임계 열유속과 비등에 관한 연구는 Boyd와 Meng⁽²⁾에 의해 수행되었다.

Choi와 Cho⁽³⁾는 실험적 연구를 통하여, 냉각관 주위에 균일한 큰 열유속이 존재할 경우에 있어서 냉각관 축방향으로 대류 열전달계수가 증가한다는 사실을 밝혔다. 이들의 실험적 연구 결과는 제1벽 냉각시스템 설계시 다소 도움을 줄 수 있으나, 냉각관 주위 극심한 비균일 열유속이 존재하는 실제의 상황과는 판이하다.

기존 대류 열전달계수 상관관계식들은 냉각관벽에서 균일 열유속이나 등온조건인 경우들에만 적용 가능하기 때문에, 비균일 열유속조건인 핵융합로 제1벽이나 전환벽의 냉각관 주위 벽면의 온도 계산시 이들 상관관계식의 적용은 대류 열전달율을 크게 산출하여 벽체 최고온도를 매우 낮게 예측하게 되어 벽체 안정성 판단이나 냉각 능력 등의 예측에 오차를 야기할 수 있다. 이에 대하여, Hassan과 Kunugi⁽⁴⁻⁶⁾, Takase등⁽⁷⁾은 액체금속을 사용할 경우에 있어 냉각 유체 내 열발생율을 고려하여 냉각관 주위의 열유속 분포가 등열유속 및 비균일 열유속 조건을 가질 때, 냉각관 내의 강제대류 열전달 해석을 수행하였다.

이러한 연구 결과들 역시 냉각관 주위 열유속을 삼각 함수를 이용한 단순 열유속 분포로 가정하였고, 국소 Nusselt수의 변화만을 지적하였다. 그러므로, 벽체 시스템내 열전도와 열발생율로 인한 냉각관 주위의 일반적인 비균일 열유속 분포 및 냉각 유체내의 열발생율 수반하는 전환벽이나 제1벽 냉각시스템 등에 직접적으로 적용시키기는 어려우며, 이에

대한 추가적인 연구가 필요하다.

지금껏 살펴본 바대로 냉각관 주위에 분포하게 되는 비균일 열유속 분포로 인하여 정확한 온도 분포를 예측하기는 어려우며, 이로 인해 야기되는 오차는 존재하지만, Cu 벽체내의 열확산에 의해 상당히 완화될 수 있다. 따라서, 본 연구에서는 기존의 대류 열전달계수 관계식들(냉각관 주위 등은 조건 또는 균일 열유속 조건으로 가정)을 사용하여 적절한 안전도 여분을 갖는 제1벽 설계인자(냉각수 작동 조건, 최적의 냉각 시스템 형상 등)를 제시하고자 한다. 이들 대류 열전달계수 상관관계식들로서는 Dittus-Boelter 관계식⁽⁸⁾ (D-B 상관관계식)과 Petukhov 상관관계식⁽⁹⁾ (P 상관관계식)을 사용하였다.

본 연구에서는 이들 2차원 정상 상태 열전달 해석을 바탕으로 제1벽내 물리적·재료적 제한조건들을 고려하여 제1벽의 기하학적, 열수력학적 인자들(냉각수 작동범위, Be보호재의 최적 두께, 냉각관의 위치 및 피치)을 최적화 하였다. 또한, 이들 결과를 바탕으로, 이전의 ITER 보고서⁽¹⁾의 해석 결과와 비교 고찰하고자 한다.

2. 수치해석 방법

2.1 수치해석 방법 및 관련 수치

전형적인 핵융합로 제1벽의 구조는 Fig.3에서와 같으며, 이러한 제1벽을 2차원적으로 분할 묘사하기 위하여 차원 직교 좌표계와 원통 좌표계를 적절히 결합한 복합격자계(hybrid grid system)를 사용하였다(Fig.5 참조). Fig.4는 제1벽 수치해석에 사용된 기하학적 단면을 나타내며, P는 냉각관의 반피치(half pitch)를, S는 Be보호재로부터 냉각관까지의 거리를 나타낸다. 다양한 열수력학적 인자들의 변화시, 적절한 P와 S의 결정이 요구된다. 본 연구에서는 수치해석을 통하여 적절한 이 값들을 구하고자 하였다.

Fig.5와 같이 기본 격자로서는 사각 격자를 사용하였고, 원형관 주위에는 원통 좌표계 격자를 사용하였다. 냉각관 자체가 원형이기에 사각 격자만을 사용할 경우 형상 묘사 및 정확한 경계조건들의 표현이 어렵고 이로 인한 묘사상의 오차가 발생할 수 있으므로, 직각과 원통 좌표계 격자를 결합하여 형상묘사의 용이함을 향상시켰다. 또한, 이들 격자계의 연결 부

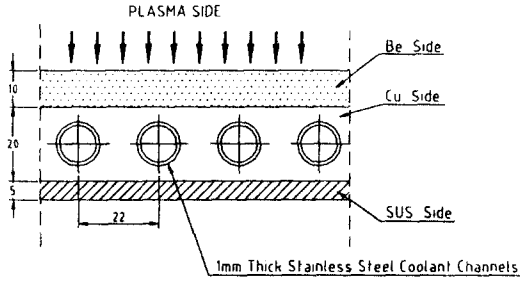


Fig.3 Schematic diagram of primary FW cross-section

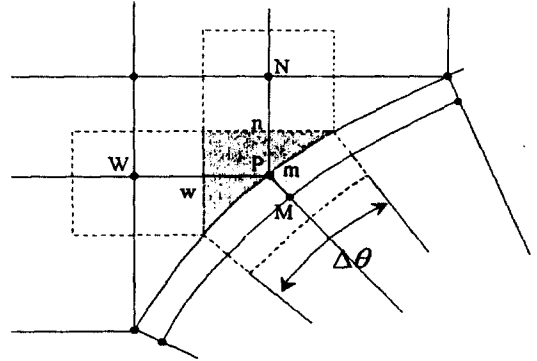


Fig.6 Illustration of a part of the grid of points

② FW의 경계조건은 최악의 상황을 모사하기 위하여, 플라즈마와 접하는 면과 냉각관 주위를 제외한 3면은 단열조건으로 함

③ 플라즈마와 접하는 벽체 표면의 열복사는 무시함

벽체내부의 열방생율과 온도변화에 따른 물성치 변화를 고려한 일반적인 정상상태 열전도 방정식과 Fig.4의 경계조건들은 다음과 같다.

열전도방정식 :

$$\nabla(k\nabla T) + q_g''' = 0 \quad (1)$$

플라즈마와 접하는 표면에서의 경계조건 :

$$-k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = q'' \quad (2)$$

냉각관에서의 대류경계조건 :

$$-k\nabla T_{wall} = h(T_{w,ave} - T_{\infty}) \quad (3)$$

이 식들을 결합한 유한차분식들을 적절히 유도하여 수치해석시 사용하였다. 예를들면, 형상묘사의 용이함을 위해 채택된 복합격자계에서 원통좌표계와 직각좌표계의 결합은 Fig.6과 같이 처리하였으며, P 점을 중심으로한 제한체적에 관한 유한차분식은 다음과 같다.

$$T_w = (A_w \cdot T_w + A_N \cdot T_N + A_M \cdot T_M + C_P) / (A_P + B_P), \quad (4)$$

이상에서 사용된 A계수들은

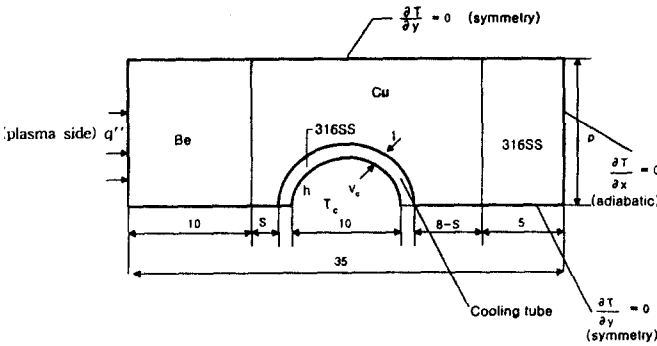


Fig.4 Specified geometry of the FW

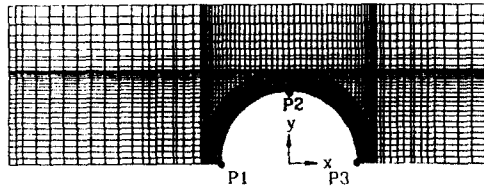


Fig.5 Grid system of computation plane

본에는 적절한 에너지 보존방정식을 적용시켰다.

또한, 해석에 사용되는 각종 물성치들은 온도에 대하여 다항식으로 전개된 식들로부터 구하였다. 재료에 대한 물성치들은 ITER 보고서⁽¹⁾에서 제한한 식들로부터, 그리고 고압수에 대한 물성치들은 Vorganatik⁽¹⁰⁾가 제한한 값들을 다항식으로 전개한 식들로부터 계산하였다.

먼저, 해석을 단순화시키기 위하여, 다음과 같은 가정을 하였다.

① 냉각수는 정상 상태, 완전 발달된 난류, 비압축성임.

$$A_W = k_w \cdot a_w \cdot \delta x_{PW}, \quad (5.a)$$

$$A_N = k_n \cdot a_n \cdot \delta y_{PN}, \quad (5.b)$$

$$A_M = k_m \cdot a_m \cdot \delta \gamma_{PM}, \quad (5.c)$$

$$A_P = A_W + A_N + A_M \quad (5.d)$$

여기서, k_w 는 열전달경로를 고려한 열전달계수, a_w 는 w 면의 면적, δx_{PW} 는 P점과 W점 사이의 거리이며,

$$a_m = r_p \cdot \Delta\theta,$$

또한, C_p , B_p 계수는

$$C_p = q_g'' \cdot \delta V + h A_{conv} \cdot T_\infty \quad (6.a)$$

$$B_p = h \cdot A_{conv}, \quad (6.b)$$

여기서, δV 는 제한체적의 부피이며, 대류경계조건은 갖지 않기 때문에 Fig.6에서는 $B_p=0$, $C_p=q_g'' \cdot \delta V$ 이다.

냉각관 주위 균일 열유속 하의 대류 열전달계수 관계식

실제 경우에 있어서는 Fig.3에서와 같이 플라즈마 조사에 의하여 냉각관 주위에 비균일 열유속이 존재하게 되나, 현실적으로 이용할 수 있는 관계식이 없다. 따라서, 본 연구에서는 냉각관 주위 열유속을 균일 열유속 또는 등은 조건으로 가정하여 다음과 같은 기존의 대류 열전달계수 관계식^(3,8,9)을 사용하였다. D-B 상관관계식은 상대적으로 부정확하지만 수치해석 시 보다 높은 안전도를 갖으며, P 관계식은 실험 결과와 비교하여 10% 이내의 정확도를 유지하며, D-B 상관관계식과는 달리 거친관 내에서도 사용이 가능하여 다른 식들에 비해 선호되고 있다. 본 연구에서는 이들 두 식을 모두 적용하여 수치 해석을 수행한 후, 이들 식들 모두에서 각종 제한조건을 만족시키는 기하학적, 열수력학적 인자들을 선택하고자 한다.

③ Dittus-Boelter 관계식

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4}$$

$$\text{단, } 0.6 < Pr < 100, Nu = hd_H/k \quad (7)$$

④ Petukhov 관계식

$$Nu = \frac{\left(\frac{f}{8}\right) Re Pr}{1.07 + 12.7 \left(\frac{f}{8}\right)^{\frac{1}{2}} (Pr^{\frac{2}{3}} - 1)} \left(\frac{\mu_b}{\mu_w}\right)^n \quad (8)$$

단, $0.5 < Pr < 2000$, $10^4 < Re < 5 \times 10^6$

$n=0.11$ (균일한 T_w 로 가열),

$n=0.25$ (균일한 T_w 로 냉각)

$n=0$ (균일한 열유속)

⑤ Cho 관계식

$$Nu = 0.00425 Re^{0.797} Pr^{0.4} (\mu_b/\mu_w)^{0.11} \quad (9)$$

여기에서 마찰계수 f 와, 압력손실에 대한 관련식은 ITER보고서⁽¹⁾에서 제안한 다음의 식을 이용하여 구하였다.

$$\Delta P = \frac{\rho V_c^2}{2} \left(\frac{fL}{d_H} + k_{loss} \right) \quad (10)$$

$$f = 0.0055 \left(1 + \frac{2 \times 10^4 \delta_r}{d_H} + \frac{10^6}{Re} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (11)$$

여기서, ΔP : 압력강하 값

ρ : 밀도

V_c : 냉각수 유속

f : Fanning 마찰계수

L : 냉각관 길이(=2.7m)

d_H : 냉각관 수력지름

k_{loss} : 마찰 손실계수(=2.0)

식 (11)에서 δ_r 은 냉각관의 표면 거칠기에 의하여 결정되는 값으로서 실제 적용에서는 다양한 변수들이 작용하므로, 실험에 의하여 구해진 값을 사용할 수 있다. (본 연구에서는 $\delta_r=50\mu\text{m}$ 를 적용).

본 연구의 해석에 있어서 가장 중요한 것이 냉각관 주위의 대류 열전달계수(h)를 결정하는 것이며, 기존의 대류 열전달계수 관련식으로부터 열전달계수를 결정하기 위하여 다음과 같은 과정을 수행하였다.

① 먼저, 유체의 물성치들은(C_p , ρ , k , μ , Pr , Re) 입구측 냉각수 온도로부터 계산된다. 이들 값들로부터 D-B 상관관계식에서 h 값을 결정한다.

② 계산된 h 값으로부터 냉각관 벽면온도를 구한다.

③ 출구측 냉각수온도를 계산하기 위하여 전체길이 $L(=2.7m)$ 에 대해 다음과 같은 에너지 보존식을 적용시켰다.

$$(\pi \cdot d \cdot L) \Delta T_m = (\pi d^2/4) V_c \rho C_p (T_{c,out} - T_{c,in}) \quad (12)$$

$$\Delta T_m = \frac{(T_{c,out} - T_{c,in})}{\ln[(T_w - T_{c,in}) / (T_w - T_{c,out})]} \quad (13)$$

여기서, ΔT_m 은 대수평균 온도차이며, 이들 식으로부터 출구측 냉각수 온도($T_{c,out}$)를 산출하였다.

④ 이들 계산결과들은 평균 혼합온도($T_{c,in} + T_{c,out} / 2 = T_{\infty}$)에서 새로운 물성치값들을 구한 후, 단계 ③을 반복 계산하여, 출구측 온도($T_{c,out}$)를 수렴시킬 때까지 반복계산한다.

⑤ 새로이 계산된 T_{∞} 에서, D-B 관계식 또는 P 관계식에서 h 값을 계산한 후, 냉각관 벽면 온도가 수렴할 때까지 단계 ②, ③, ④를 반복 계산한다.

여기서, h 값 계산시 냉각관벽 주위의 평균온도를 산출하여 T_w 로 사용함.

Fig.7은 대류 열전달계수 결정 방법을 포함한 전체적인 순서도를 나타낸 것이다.

해석 방법으로는 유한차분식을 Gauss-Seidal 연속이완법을 이용하여 수치해를 구하였으며, 이 때에는 각 격자점에서의 오차의 합이 10^{-4} 이하가 될 때 수렴되었다고 판정하였다.

냉각관을 원주 방향으로 24 등분한 수치해석 결과치와 이론치와의 냉각관 주위 평균온도 오차는 약 0.107% 정도이며, 48 등분한 경우와의 오차는 약 0.047% 정도, 또한 72 등분한 경우와의 오차는 약 0.023% 정도에 불과함을 알 수 있었다. 따라서, 효율적인 계산시간 단축을 위하여 본 연구에서는 원형관을 48등분한 것을 사용하였다. 냉각관 주위의 원통 좌표계를 사용한 부분은 316SS 냉각관 외부의 구리 부분을 일부 포함하여 냉각관 내경으로부터 외부로 1.5mm 지점까지 반경방향으로 12등분하였으며, 원주 방향으로 48등분하였다. 냉각관 부분을 제

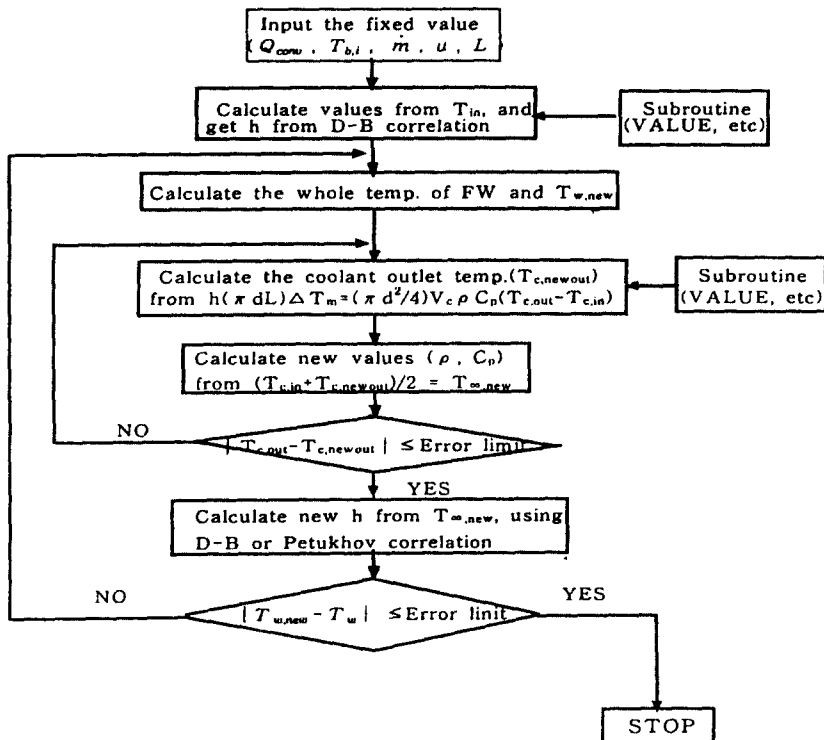


Fig.7 Simplified flow chart of program

외한 Be부분과 구리 및 스테인레스 부분은 필요에 따라 0.1~0.15mm 단위로 세분화하고, 재료가 바뀌어지는 경계 부분에서는 0.025mm로 나누었다. 전체 격자수는 x축 방향으로 84 등분, y축 방향으로 37 등분으로 해석하였으며(Fig.5 참조), 계산시간은 Pentium-pro 200MHz, RAM 32MByte 컴퓨터에서 약 95분 정도가 소요되었다.

2.2 수치해석 변수 및 각종 제한 조건

본 연구에서 가장 중요한 변수는 제1벽 벽체 형상에 관여되는 벽체 형상변수와 냉각수 작동조건에 관여되는 열수력학적 변수를 들 수 있다.

벽체 형상변수와 관련하여 벽체 내 관 위치와 적당한 피치의 크기 등을 해석하기 위하여, ITER 보고서⁽¹⁾에서 제안한 일반적인 운전조건($q''=0.5\text{MW/m}^2$, Be벽체내의 $q''_{\text{gen}}=10\text{MW/m}^3$, Cu 및 316SS내의 $q''_{\text{gen}}=15\text{MW/m}^3$, $T_{\text{c.in}}=100^\circ\text{C}$)에서 각각의 변수들을 변화시켜 보았다. 먼저 냉각관의 설치 위치는 구리 영역의 중심에서 전후로 2mm씩 이동시키면서 적당한 냉각관 위치를 살펴보았다. ($S=2\sim6\text{mm}$, $V_c=4\text{m/s}$, Fig.4 참조), 또한, 냉각수 유속을 4~8m/s 까지 변화시키면서 냉각관의 피치를 20~36mm까지 (반피치 $P=10\sim18\text{mm}$, Fig.4), Be보호재의 두께는 8~14mm(반피치 $P=11\text{mm}$)에 대하여 온도 특성을 해석하고 적당한 형상조건을 찾아가 하였다. 한편, 본 연구에서 플라즈마로 인한 열유속과 냉각관 입구의 수온 및 유속은 가장 중요한 인자들이다. 핵융합로 제1벽에서의 이들 열수력학적 변수들은 Table 1에 나타나 있다.

Table 1 Main parameters and operating range in FW

	Normal working condition (From ITER DDD)	Operating range of Numerical Analysis
plasma heat flux (q'' , MW/m ²)	0.5	0.5
coolant velocity (V_c , m/s)	4.6	4~8
coolant inlet Temp. ($T_{\text{c.in}}$, °C)	100	100

제1벽체를 해석함에 있어서, 재료의 내구성에 대한 여러 가지 물리적·재료적 제한조건들에 대한 고찰이 필요하다. 각종 제한조건들은 다음과 같다.

• 가정 조건 : 냉각관의 최대 막온도 강하량을 50°C로 가정함

• 제한 조건 :

- ① 냉각관내 대류 열전달계수(h) > $20\text{kW/m}^2\text{C}$
- ② Cu의 최저 온도($T_{\text{cu,min}}$) > 150°C
- ③ 316SS 냉각관의 최고온도($T_{\text{ss,max}}$) < 200°C
- ④ 냉각관 내 냉각수의 압력강하 값(ΔP) < 250kPa
- ⑤ 출구측 냉각수 온도($T_{\text{c.out}}$) < 150°C
(입구측 냉각수 온도가 100°C 인 경우; 냉각수는 3MPa의 고압수)

본 연구에서는 316SS 냉각관의 온도는 플라즈마의 조사로 인한 재료열화 및 취약, 열용량 문제등을 고려하여, 최고 사용온도를 200°C 이하가 되도록 제한하였다. 또한, 구리의 최저 온도는 ITER의 실험에 의해서 제시된 바와 같이 플라즈마의 조사가 일어나는 조건에서의 저온취성을 피하기 위하여 150°C 이상이 되도록 제한조건을 설정하였다. ITER 보고서⁽¹⁾에 의하면, 냉각관에서의 최저 대류 열전달계수 값은 최대 열부하가 발생하는 냉각관에서 최대 막온도 강하가 50°C 일 때, $20\text{kW/m}^2\text{C}$ 이상으로 추천하고 있다. 또한, 냉각관에서의 최대 압력강하는 사용되는 펌프의 용량과 관련하여 약 2.5 bar(=250kPa) 이하로 제한되어야 함을 제시하고 있다.

3. 결과 및 고찰

본 연구에서는 기하학적 인자(냉각관 위치, Be 보호재 두께, 냉각관 피치)와 열수력학적 인자($T_{\text{c.out}}$, h , ΔP , 벽체내 온도분포 등)들은 서로 상호 관련이 밀접하므로, 냉각수 작동조건(V_c)의 변화에 따라 각각이 벽체 형상변수들을 변화시켜 보면서 열수력학적 변수들의 변화를 고찰해 보고자 한다. 또한 각종 물리적, 재료적 제한조건을 D-B 및 P 상관 관계식들로부터 계산된 값들이 공통적으로 만족시키는 경우에 국한하여 기하학적, 열 수력학적 인자들의 범위를 결정하였다. 즉, 최고온도에 대한 제한조건들(316SS 냉각관 온도, 출구측 냉각수 온도)은 대류 열전달계수가 낮게 계산되어 상대적으로 온도가 높게 산출되는 D-B 상관관계식을 기준으로, 그리고, 최저온도

에 대한 제한조건들(Cu벽체 온도)은 P 관계식을 기준으로 검토하였다.

냉각관 위치의 설정

냉각관의 위치 선정에 따른 타당성을 부여하기 위하여 서로 다른 세 위치에 냉각관을 설치하고 온도 분포를 해석하였다. 냉각관의 위치를 구리의 중심 부분에 설치한 경우와 구리의 중심 부분에서 전단으로 2mm 이동시킨 경우 및 후단으로 2mm 이동시킨 각각의 경우에서, 해석을 수행하기 위한 입력조건으로서 냉각수 유속 $V_c=4m/s$, $q''=0.5MW/m^2$, $T_{c,in}=100^\circ C$ 으로 고정시킨 상태에서 D-B 상관관계식을 이용하여 해석하였다.

먼저 해석모델에서의 온도분포를 확인하기 위하여 냉각관 위치에 따른 등온선 분포로 나타낸 그림을 Fig.8에, 이들 경우에 있어서의 스테인레스 냉각관 주위의 온도 비교를 나타낸 그림을 Fig.9에 각각 나타내고 있다.

등온선 그림에서 분포도를 Fig.8에서 볼 때, 냉각관을 Be 보호재 쪽으로 이동시킬수록 벽체내 온도 분포가 고르게 나타나서 위치에 따른 온도편차가 적고 냉각 효과가 냉각관 후단부까지 고르게 분포하게 됨을 알 수 있다. 또한, 냉각수와 접한 부분에서의 냉각관 최고온도는 Be보호재 쪽으로 이동할수록 하강하며 구리 벽체내 최저온도는 상승하는 경향을 보이고 있음을 알 수 있다. 벽체 최고온도는 냉각관을 Be보호재쪽으로 가장 가까이 위치시켰을 경우($S=2mm$) 가장 낮게 나타나게 되며, 냉각관의 위치를 전단부로부터 2mm씩 후단으로 이동시킬수록 $x=0$ 부근의 Be보호재내 최고 온도가 상승함을 Fig.8에서 확인할 수 있다.

냉각관 각 위치에 따른 냉각관 주위 원주 방향의 온도들이 Fig.9에 나타나 있다. P1 지점(Fig.5 참조)의 경우, $S=6mm$ (Fig.4 참조)에서의 온도가 가장 높으며, $S=2mm$ 에서의 온도가 가장 낮게 나타나고 있다. 하지만, P3 지점에서는 이들 경향과는 반대로 나타나며, P2 지점에서는 각 냉각관위치 모두 동일한 온도를 나타내고 있다. 그 이유는 Fig.4의 3번이 단열경계조건을 가지며, 벽체 내부에 열발생율이 존재하기 때문이다.(또한 제1벽 표면에서의 열유속이 벽체내부의 열발생율보다 상대적으로 큰

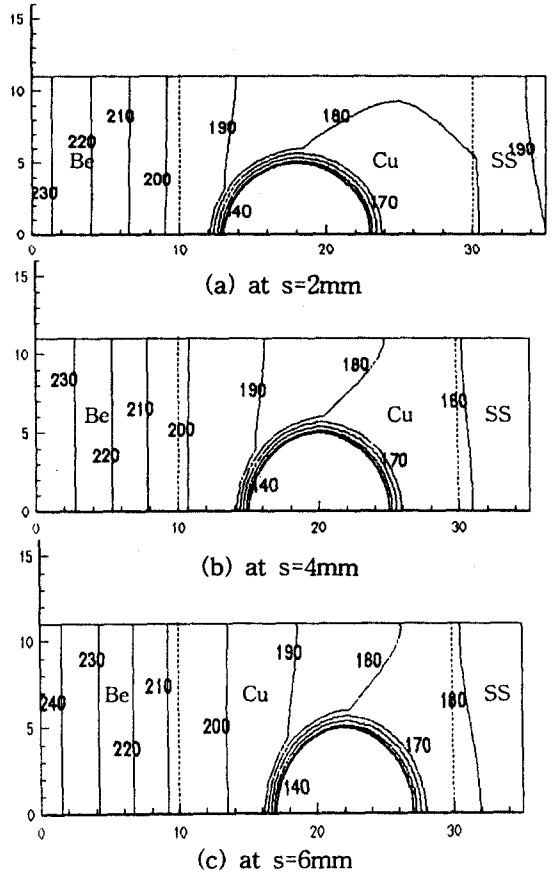


Fig.8 Temperature profile of the first wall

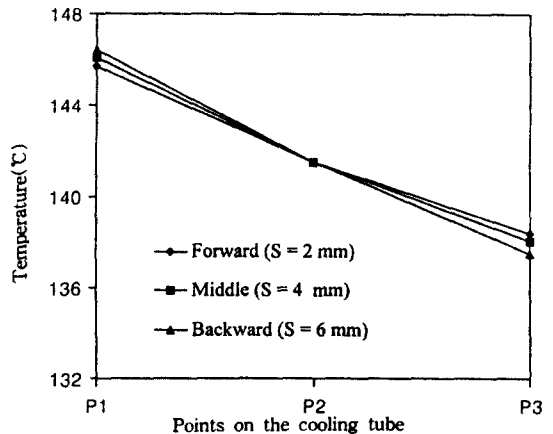


Fig.9 Temperature along the circumferential direction of 316SS cooling tube for $P=11mm$, $q''=0.5MW/m^2$, and $V_c=4m/s$ Symbol P1, P2, and P3 are shown in Fig.5

경우가 아니다.)

핵융합로의 작동이 규제범위를 벗어난 비상사태시 (즉, 제1벽 표면부근에는 0.3sec 이하의 시간동안 최대 60MJ/m²까지 고에너지가 축적될 경우), Cu 및 SS316벽체내의 최고온도를 허용 범위내로 낮추기 위해서는 가능한 냉각관의 위치를 Be 벽쪽으로 이동하는 것이 좋을 것이다. 이러한 비상사태시에는 표면 열유속이 내부 열발생율보다 상대적으로 매우 크게 되어, (Fig.4의 우측면이 단열조건이든 등온조건이든 관계없이) 냉각관 주위 원주방향의 온도분포는 불균일하고, 그 정도는 거리 S가 감소할수록 현저하게 발생할 것으로 판단된다.

그러나 본 연구는 핵융합로의 작동이 규제범위내에서 정상적으로 운전되는 경우에만 국한하였고, 냉각관에서 모든 열부하를 처리한다는 가정하에 냉각관의 위치를 구리의 중심부에(S=4mm) 설치하고 온도특성을 해석하였다.(ITER 보고서의 경우는 냉각관의 설치위치를 S=3mm으로 하였음.)

Beryllium 보호재 두께 설정

벽체 보호재의 두께를 두껍게 할수록, 비상시 Be의 용융 및 기화에 의한 관성냉각효과가 증가되어 벽체시스템의 안전성을 높일 수 있는 장점은 있으나, Be 보호재내 총열발생율이 증대되어 이에 따른 벽체내부온도가 증가하는 단점을 유발시킨다.⁽¹¹⁾ 본 연구에서는 먼저, 냉각관 피치와 플라즈마 열유속을 고정시킨 상태(P=11mm, q''=0.5MW/m², S=4mm, Fig.4 참조)에 대하여 보호재의 두께를 8~14mm까지 2mm 간격으로 증가시키면서, 벽체 재료의 제한조건들을 고려하여 최적의 보호재 두께를 선정하고자 한다.

다양한 보호재 두께값에 대한 냉각수 출구온도(T_{c,out})와 냉각수 유속(V_c)의 관계는 Fig.10에 나타나 있다. T_{c,out}의 온도는 냉각수 입구온도(T_{c,in})가 100℃인 경우에 대하여 T_{c,out}<150℃의 조건을 만족시키고 있다. 또한 D-B 상관관계식에서 구한 대류 열전달계수가 P 관계식에 의한 값보다 적게 나타나므로 전체적인 온도 분포 역시 높게 나타나는 전형적인 형태를 나타내며, 이같은 경향은 다른 결과들에서도 비슷하게 나타남을 알 수 있다.

냉각수의 속도변화에 따른 압력강하는 Fig.11에 도

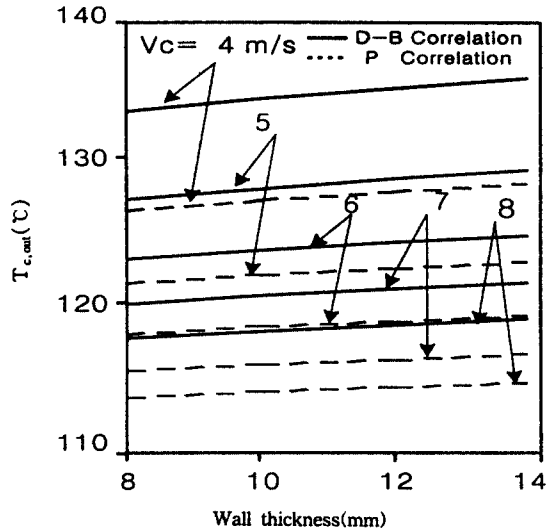


Fig.10 Coolant outlet temperature T_{c,out} with Be wall thickness for various values of V

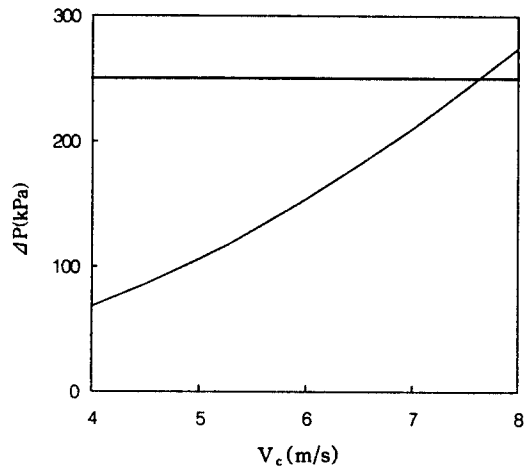


Fig.11 Pressure drop ΔP with coolant velocity V_c

시되어 있으며, 압력강하값 제한조건인 ΔP<250kPa에 대하여, V_c≤7.6m/s가 되어야 함을 알 수 있다. 여기서 Be 보호재 두께변화는 오직 온도변화에 따른 냉각수의 물성치변화만 야기시킬 뿐 압력강하에는 거의 영향을 끼치지 못한다.

마찬가지로 보호재 두께 변화에 따른 대류 열전달 계수 h 값들의 변화는 매우 둔하여, Fig.12에는 두께가 10mm인 경우 h와 V_c의 관계들만을 나타내었다. 이미 언급한 바대로 P 상관 관계식에 의한 대류

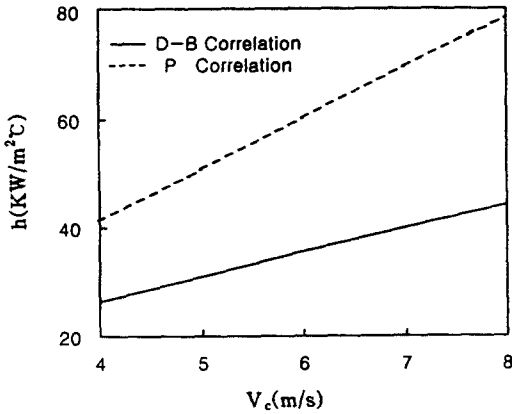


Fig.12 Heat convection coefficient h with coolant velocity V_c

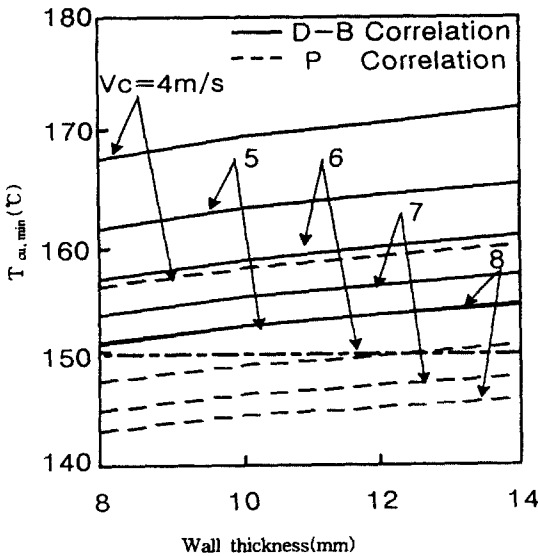


Fig.13 The minimum temperature of Cu with Be wall thickness for various values of V_c

열전달계수 값이 D-B 상관관계식에 의한 것보다 높게 나타나는 경향을 보여주고 있으며, 두 관계식 모두 대류 열전달계수 제한조건 $h > 20 \text{ kW/m}^2\text{°C}$ 을 만족시키고 있다.

보호재 두께변화에 따른 각 관계식에 대한 구리 벽체의 최저온도는 Fig.13에 나타나 있다. D-B 상관관계식에서 구한 구리 최저온도는 제한조건 ($T_{\text{cu,min}} > 150\text{°C}$)을 만족시키고 있으므로, P 관계식에 있어

서의 구리 최저온도로서 냉각수 유속 제한 범위를 구하면 다음과 같다. Be 보호재의 두께가 8mm인 경우 $V_c \leq 5.2 \text{ m/s}$, 두께가 10mm에 대하여 $V_c \leq 5.6 \text{ m/s}$, 두께 12mm에 대하여 $V_c \leq 5.9 \text{ m/s}$, 두께 14mm에 대하여 $V_c \leq 6.2 \text{ m/s}$ 의 조건을 만족시켜야 함을 알 수 있다.

보호재 두께변화에 따른 316SS 냉각관의 최고온도는 D-B 상관관계식에 의한 316SS 냉각관의 온도가 P 관계식으로 구한 것보다 높게 나타나는 전형적인 경향을 나타내나, 전 냉각수 유속 범위에 대하여 316SS 냉각관 최고온도 제한조건을 만족한다.

냉각관 피치의 설정

냉각관의 최소 피치는 ITER 보고서에 의하면 냉각관의 내경에서 약 2mm를 더한 값 이상을 추천하고 있으며, ITER 해석에 사용된 피치는 22mm가 선정되었다. 본 연구에서 피치의 선정에 있어서의 적합성을 검토하기 위하여 피치 변화 범위를 20~36mm, (즉, 반피치 $P=10\sim 18\text{mm}$), 냉각수 유속 범위를 4~8m/s까지 변화시키면서 각 조건에서 온도 특성들을 검토하여 보았다. 해석을 수행하기 위하여 일반적인 조건 ($q''=0.5 \text{ MW/m}^2$, $T_{\text{cin}}=100\text{°C}$, $S=4\text{mm}$, Be 보호재 두께 10mm, Fig.4 참조)에서 D-B 및 P 상관관계식들을 이용하여 해석하였다.

냉각관 피치 변화에 따른 각 상관관계식에 대한 냉각수 출구온도는 Fig.14에 나타나 있으며, D-B 상관관계식에 의한 냉각수 출구온도가 P 상관관계식으로 구한 것보다 높게 나타나는 전형적인 경향을 나타내고 있다. D-B 상관관계식에 의한 냉각관 반피치 $P=18\text{mm}$ 인 경우 $V_c \leq 4.6 \text{ m/s}$ 이어야 하는 것 외에는, 전 범위에 대하여 냉각수 출구온도 제한조건을 만족시키고 있다.

냉각관 피치 변화에 따른 각 상관관계식에 대한 구리 벽체의 최저온도가 Fig.15에 나타나 있다. 그림에서, 구리온도 제한조건을 만족시키기 위하여서는 냉각관 반피치 $P=10\text{mm}$ 인 경우는 냉각관 피치로서 부적당하고, P 관계식에서 냉각관 반피치 $P=12\text{mm}$ 인 경우는 $V_c \leq 7.1 \text{ m/s}$ 이어야 함을 알 수 있다. 또한, 다른 냉각관 반피치들에서는 모두 제한조건을 만족시키고 있다.

냉각관 피치 변화에 따른 각 관계식에 대한 316SS

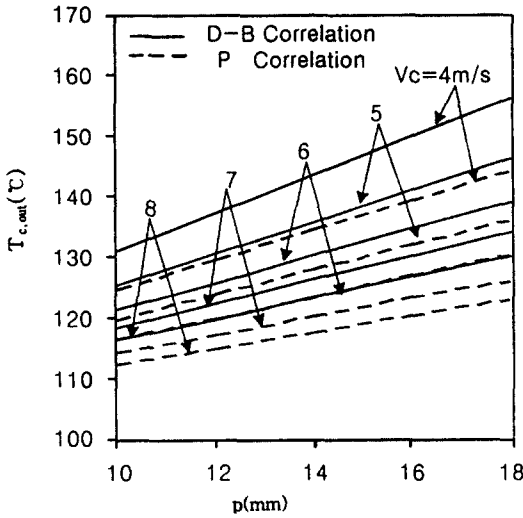


Fig.14 Coolant outlet temperature $T_{c,out}$ with half pitch p for various values of V_c

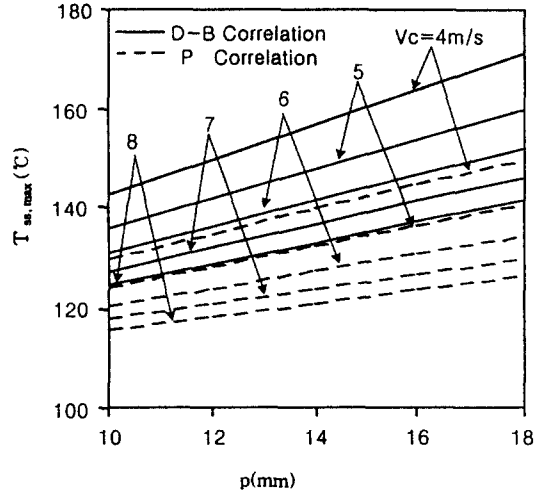


Fig.16 The maximum temperature of SS with half pitch p for various values of V_c

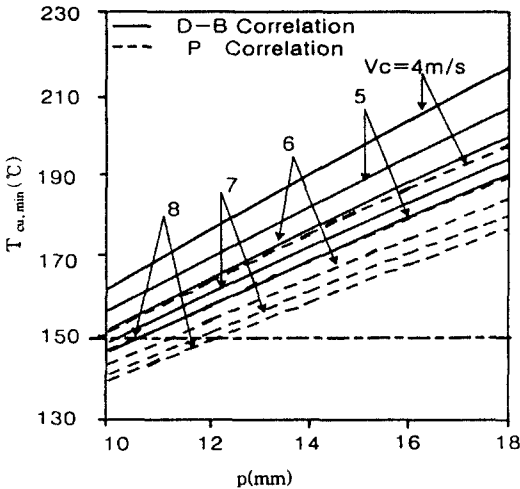


Fig.15 The minimum temperature of Cu with half pitch p for various values of V_c

냉각관 내 최고온도 분포는 Fig.16에 나타나 있다. 그림에서 볼 때, D-B 상관관계식에 의한 냉각관 반피치 $P=18\text{mm}$ 인 경우라도 최고 온도가 170°C 정도이므로, 전 냉각관 반피치 범위에 있어서 316SS 냉각관 제한조건을 만족시킬 수 있다.

냉각수의 축방향 온도 변화에 대한 고찰

지금까지의 연구결과들은 냉각수의 축방향 온도변

화가 완전히 무시된 2-D 해석을 통해 얻어진 것들이다. ($\Delta z=2.7\text{m}$) 비록, FW의 축방향 열전도는 무시될 수 있다고 할지라도, 냉각수의 축방향 온도변화 여부를 고찰할 필요성은 있다. 따라서, 일반적인 작동조건($P=11\text{mm}$, $V_c=6\text{m/s}$, $q''=0.5\text{MW/m}^2$, $T_{c,in}=100^\circ\text{C}$)하에서 다양한 축방향 제한체적의 분할길이 ($\Delta z=0.1, 0.9, 2.7\text{m}$)에 대하여 P와 D-B 상관관계식들을 이용한 FW의 열전도 해석을 수행하여 그 결과를 비교하였다. Fig.17는 냉각관 벽주위 평균온도 T_w 의 축방향 z 에 따른 분포가 분할길이 Δz 에 따라 변하는 것을 나타내고 있다.

먼저, $\Delta z=2.7\text{m}$ 는 축방향으로 분할하지 않은 경우이며 일직선으로 나타난다. Δz 가 감소할수록 냉각관 출구에서의 온도가 상승하는 경향을 볼 수 있다. 이때, 냉각관 축방향 온도에 있어서의 Δz 의 영향을 고찰하기 위하여, 분할 오차비를 정의하고자 한다. $T_{w,o}$ 를 $\Delta z=2.7\text{m}$ 인 경우에 해당되는 냉각관 벽면온도라 하고, $T_{w,m}$ 을 $\Delta z=0.1\text{m}$ 인 경우에 해당되는 온도라고 하면 분할오차비는

$$E = \max. \left| \frac{T_{w,m} - T_{w,o}}{T_{w,o}} \right| \quad (14)$$

로 정의할 수 있다.

D-B 상관관계식 사용시 얻어진 분할 오차비는 1.014

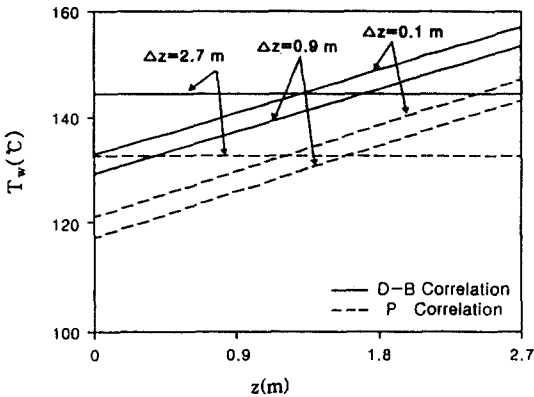


Fig.17 Variations of average temperature around the cooling tube along axial direction z , for $\Delta z=0.1, 0.9$, and 2.7 m

에서 1.087 정도이며, P 관계식의 경우 1.029에서 1.108 정도의 범위에 있게 된다. 따라서, FW내 온도에 있어서의 Δz 영향은 상대적으로 작다고 할 수 있으며, 축방향으로 분할을 한 경우와 하지 않은 경우와의 결과치 차이는 최대 약 10.8% 이하이다.

4. 결 론

본 연구에서는 핵융합로 벽체 시스템 중에서 제1벽에 대하여 유한차분법을 이용한 정상 상태 2차원 열전달 해석을 수행하였다. 먼저 적절한 해석용 모델을 선정하고 이에 대하여 형상 치수와 냉각수 유속을 변화시키면서, ITER 보고서에서 제시한 여러 가지 제한조건들을 검토하였다.

(1) 제1벽에서의 냉각관 설치 위치는 Be보호재 가까이($S=2$ mm, Fig.4)에 배치하는 것이 후단 위치에 설치하는 것보다 제1벽의 최고온도를 낮출 수 있음을 확인할 수 있었다. 그러나, 그 온도차가 크지 않고, 재료적인 문제 또는 제조상의 문제를 고려할 때 냉각관의 위치를 구리 벽체 중앙에 배치하는 것이 타당하다.

(2) 재료적·물리적인 측면을 고려할 때, 최적의 형상과 냉각수 작동조건은 냉각관 피치는 22~32mm, Be 보호재의 두께는 10~12mm, 냉각수 유속은 4.5~6m/s 정도이다.

(3) 해석시 냉각수의 축방향 온도 변화를 고려하지 않을 경우 야기되는 최대 오차는 10.8%이므로 축방

향 온도 변화를 무시할 수 있다.

(4) ITER 보고서에서 제안한 최적 형상과 냉각수 작동조건(냉각관 피치=22mm, Be 보호재 두께=10mm, 냉각수 유속 4.6m/s)과 비교할 때, 동일 조건에 대해 냉각수 유속을 대략 5.6m/s까지 증가시킬 수 있었으며, 설계시 보다 큰 유연성을 부여할 수 있다.

후 기

본 연구는 한국 기초과학지원연구소(Korea Basic Science Institute) 핵융합 사업단의 지원을 받아 수행되었으며, 관계자 여러분께 깊은 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

1. International Atomic Energy Agency, 1995, ITER Engineering-Design Description Document, WBSI, Vol. 4 : Blanket(2).
2. Boyd, R. D. and Meng, X., 1992, "Local heat transfer for subcooled flow boiling with water", Fusion Technology, Vol. 22, pp. 501~510.
3. Choi, E. and Cho, Y. I., 1995, "Local friction and heat transfer behavior of water in a turbulent pipe flow with a large heat flux at the wall", Journal of Heat Transfer, Vol. 117, pp. 283~288.
4. Hasan, M. Z. and Kunugi, T., 1991, "Entry-length effect on the thermal-hydraulic design of plasma facing components of fusion reactors, Part I : Non-MHD flow", Fusion Technology, Vol. 19, pp. 1024~1029.
5. Hasan, M. Z. and Kunugi, T., 1991, "Entry-length effect on the thermal-hydraulic design of plasma facing components of fusion reactors, Part II : MHD flow", Fusion Technology, Vol. 19, pp. 1030~1035.
6. Hasan, M. Z. and Kunugi, T., 1991, "Liquid-metal heat transfer for the first wall and limiter/divertor plates of fusion reac-

- tors", AIChE Symp. Series, Heat Transfer -Minneapolis 67.
7. Takase, K., Hasan, M. Z. and Kunugi, T., "Heat transfer in plasma-facing components of fusion reactors : Non-MHD laminar flow in rectangular channel", Fusion Technology, Vol. 21, pp. 1840~1844.
 8. Dittus, P. W. and Boelter, L. M. K., 1930, Univ. Calif.(Berkeley) Pub. Eng., Vol. 2, No. 13, Oct. pp. 443~461, (Reprinted in Int. Communication Heat Mass Transfer, Vol. 12, pp. 3~22, 1985).
 9. Petukhov, B. S., 1970, "Heat transfer and friction in turbulent pipe flow with variable physical properties", In Advances in Heat Transfer(J. P. Hartnett and T. F. Irvine, Jr. eds.), Vol. 6, pp. 504~564, Academic Press, New York.
 10. Vorgaftik, N. B., 1984, Handbook of Physical Properties of Liquids and Gases, Hemisphere, New York.
 11. Nicolai, A. and Borner, P., 1987, "Minimization of the tritium content within the first wall of a Tokamak reactor", Fusion Technology, Vol. 12, pp. 119~137.